بررسی شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار*

براتعلی محمدزاده[۱]		محمدرضا اصفهانی[۲]		احمد شوشتری[۳]

چکیده *در این تحقیق، شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار، بررسی و تحلیل می‌شود. پارامترهای مقاومت فشاری بتن، قطر میل‌گردهای کششی، مقدار و قطر خاموت‌های دور وصله به عنوان متغیرهای اصلی نمونه‌های مختلف آزمایشگاهی، در نظر گرفته شده‌اند. تعداد ۱۶ تیر نمونه‌ی آزمایشگاهی در مقیاس واقعی ساخته و آزمایش شدند. در آزمایش‌ها به کمک دستگاه دریافت و ثبت داده‌ها مقادیر بار و تغییر مکان وسط دهانه تعیین شدند. با استفاده از مقادیر بار و تغییر مکان اندازه‌گیری شده، منحنی بار- تغییر مکان و شکل‌پذیری تیرها تعیین و مورد بررسی قرار گرفتند. به منظور ارزیابی شکل‌پذیری تیرها، از شاخص شکل‌پذیری که قبلاً توسط محققین ارائه شده است، استفاده شد. مقایسه‌ی شاخص شکل‌پذیری در نمونه‌های مختلف، نشان می‌دهد که مقاومت فشاری بتن و مقدار و قطر خاموت، اثر قابل توجهی روی شکل‌پذیری تیرهای وصله‌دار دارد؛ در عین حال با استفاده از مقدار مناسب خاموت، می‌توان برای مقاومت‌های مختلف به شکل‌پذیری مناسب رسید.*

واژه‌های کلیدی میل‌گرد کششی، میل‌گرد جانبی (خاموت) (تیر)، بتن آرمه، پیوستگی، طول وصله، شکل‌پذیری.

Ductility Analysis of Lap-Spliced Reinforced Concrete Beams

B. Mohammadzadeh		M. Reza. Esfahani		A.Shooshtari

Abstract *In this research, the ductility of lap-spliced concrete beams reinforced with steel and FRP bars is analyzed. A number of 16 beam specimens reinforced with steel bars and 7 with FRP bar were designed and manufactured in real sizes and dimensions for laboratory experiments. The parameters of concrete compressive strength, amount of transverse reinforcement over the splice length and the diameter of longitudinal bars, are selected as the main variables for the beam specimens. Mid-span displacements and the corresponding forces were obtained by means of a hydraulic jack, load cell, LVDT and a Data Logger set. The force versus mid-span displacement curves were obtained using the experimental data. A ductility index which has been defined by researchers, was used to evaluate the ductility of the specimens. Comparison of the ductility index of different specimens shows that the compressive strength of concrete and the amount and the bar diameter of the transverse reinforcement over the splice length, has a major effect on the ductility of lap-spliced reinforced concrete beams. The results show that by using an appropriate amount of transverse reinforcement, a satisfactory ductility response for different compressive strengths of concrete can be obtained.*

Key Words Longitudinal Tensile Reinforcement, Transverse Reinforcement, Reinforced Concrete Beam, Bond, Splice Length, Ductility.

---

* نسخه‌ی اول مقاله در تاریخ ۸۸/۱۲/۸ و نسخه‌ی نهایی آن در تاریخ ۸۹/۳/۹ به دفتر نشریه رسیده است.

(۱) نویسنده‌ی مسئول، عضو هیئت علمی گروه عمران و دانشجوی دکترای سازه، دانشکده‌ی مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

(۲) استاد، گروه عمران، دانشکده‌ی مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

(۳) استادیار، گروه عمران، دانشکده‌ی مهندسی، دانشگاه فردوسی مشهد

مقدمه

پیوستگی بین بتن و میل‌گردهای فولادی، یکی از مهم‌ترین مسائل در مقاومت سازه‌های بتن‌آرمه می‌باشد. وصله‌ی میل‌گردها یکی از جنبه‌های عملی پیوستگی بین بتن و میل‌گردهاست. به علت پیچیدگی‌های پدیده‌ی پیوستگی، علی‌رغم سال‌ها تلاش و تحقیق، راه حل‌هایی تئوریکی که بتوانند تأثیر همه‌ی عوامل و پارامترهای مختلف را روی پیوستگی نشان دهند، پیدا نشده است؛ بنابراین، مهندسین و محققین، عموماً جنبه‌ها و راه حل‌های آزمایشی و عملی را به صورت آزمون و خطا در نظر گرفته‌اند.

در تحقیقات تپفرز (Tepfers) [1]، اورنگان (Orangun)، جیرسا (Jirsa)، و برین (Breen) [2] ، داروین (Darwin) و گراهام (Graham) [3,4] مشاهده شد که فولاد جانبی (خاموت)، وصله را در داخل بتن محصور کرده و با محدود نمودن و جلوگیری از ترک خوردن زودرس بتن، باعث افزایش مقاومت پیوستگی می‌گردد. اورنگان، جیرسا و برین [2] براساس نتایج سری‌های مختلف آزمایشگاهی گذشته و روش‌های آماری رابطه‌ای برای پیش‌بینی مقاومت پیوستگی ارائه کردند که بعدها پایه‌ی روابط آیین نامه‌ی ACI318 شد. در مطالعات بعد، مشخص شد که این روابط، اگر چه مقاومت پیوستگی را به‌خوبی پیش‌بینی می‌کنند، لیکن تیرهای وصله دار محاسبه شده، به‌صورت ناگهانی شکست خورده و ضوابط شکل پذیری خمشی آئین نامه-ی ACI318 در تیرهای خمشی برآورده نمی‌شود. هم‌چنین زو (Zuo) و داروین [5] نشان دادند که وجود خاموت در محل وصله، سبب کاهش طول مؤثر ترک‌ها در بین میل‌گردها شده و مقاومت پیوستگی را بالا می‌برد. عزیزی نمینی و هم‌کاران [6] در مورد تیرهای وصله دار ساخته شده از بتن های با مقاومت بالا، ضوابطی برای آیین‌نامه ACI318-95 پیشنهاد کردند.

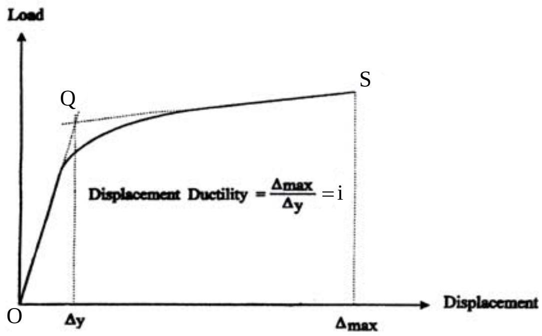
عزیزی نمینی و هم‌کاران [7]، نشان دادند که روابط موجود آئین‌نامه‌ها برای تأمین شکل‌پذیری خمشی لازم در تیرهایی که دارای وصله می‌باشند، کفایت نمی‌کنند. در این تحقیقات، لزوم استفاده از مقداری خاموت برای ایجاد شکل‌پذیری خمشی در تیرها توصیه شده است. اصفهانی [8]، مطالعات عزیزی نمینی و هم‌کاران [7] را تحلیل و بررسی کرده و پیشنهادهایی برای شکل‌پذیری تیرهای وصله دار ساخته شده از بتن با مقاومت بالا ارائه داد. اصفهانی و رنگان (Rangan) [9,10,11] از نتایج آزمایش‌های متعدّد تیرهای وصله‌دار، رابطه‌ای برای در نظر گرفتن اثر خاموت بر مقاومت پیوستگی تیرهای وصله‌دار ارائه کردند. سپس اصفهانی و کیانوش [12] تأثیر مقدار خاموت بر شکل‌پذیری تیرهای خمشی وصله‌دار را مطالعه نمودند. نتایجی که از این تحقیقات به‌دست آمده، نشان می‌دهد که ازدیاد طول مهاری (L_d) مخصوصاً در بتن‌های مقاوم‌تر، لزوماً باعث افزایش مقاومت پیوستگی و شکل‌پذیری نمی‌شود؛ درحالی‌که با استفاده از مقداری خاموت در طول وصله، می‌توان به مقاومت پیوستگی و شکل‌پذیری مناسب دست یافت. اثر آرماتور جانبی محصور کننده‌ی بتن در شکل‌پذیری ستون‌های ساخته شده از بتن با مقاومت بالا نیز قابل توجه است. در مورد این ستون‌ها، وجود آرماتور جانبی کافی برای شکل‌پذیری مناسب ستون ضروری است. پسیکی و پیرونی [13]، با توجه به نتایج آزمایشات مختلف به این نتیجه رسیدند که برای حفظ شکل‌پذیری بالا در ستون ساخته شده از بتن با مقاومت بالا، می‌باید نسبت $\rho_s \frac{f_y}{f'_c}$ ثابت درنظر گرفته شود؛ بنابراین با توجه به این رابطه، لازم است با افزایش f'_c، مقدار ρ_s نیز افزایش یابد. ρ_s؛ نسبت حجمی آرماتور جانبی در هسته ستون است.

عزیزی نمینی و هم‌کاران [7]، برای ارزیابی شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار، شاخص شکل‌پذیری را براساس شکل زیر و با رابطه‌ی (۱) پیشنهاد کردند:

$$i = \frac{\Delta_{MAX}}{\Delta_y} \qquad (۱)$$

در رابطه‌ی (۱)، Δ_{MAX} = حداکثر تغییر مکان مرکز تیر نمونه در طول بارگذاری و Δ_y = تغییر مکان تیر نمونه، مربوط به نقطه‌ی Q می‌باشند. نقطه‌ی Q، محل تقاطع دو مماس OQ و OS به ترتیب از نقاط O و S بر

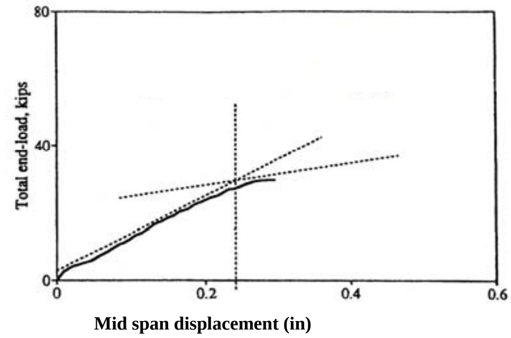
منحنی نیرو- تغییر مکان است. رسم دو مماس فوق، طوری است که بیشترین قسمت خطی در دو بخش OQ و OS از منحنی را پوشش دهند (شکل (۱)). اگر مقدار i برابر ۱ شود، تیر نمونه، شکل‌پذیر نبوده و گسیختگی به حالت تُرد و ناگهانی خواهد بود. با افزایش مقدار i بیشتر از ۱، رفتار تیر، شکل‌پذیرتر شده و دیگر گسیختگی آنی و تُرد نخواهد بود.



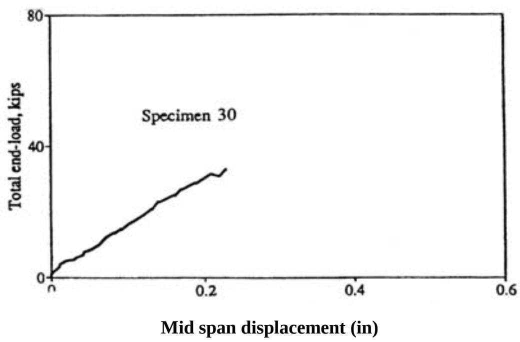
شکل ۱ چگونگی محاسبه‌ی شاخص شکل‌پذیری (i) (عزیزی نمینی و هم‌کاران [7]

عزیزی نمینی و هم‌کاران [7]، در نمونه‌های ۲۹ و ۳۰ (اشکال (۲) و (۳)) خود نشان دادند که اگر در طول وصله از خاموت استفاده نشود، حتّی در صورتی‌که از طول وصله‌ی زیادتری استفاده شود شکست، ناگهانی بوده و شاخص شکل‌پذیری نزدیک به ۱ می‌باشد. در نمونه‌های ۲۹ و ۳۰، مقدار طول وصله به ترتیب ۷۷ و ۲۷ درصد بیشتر از مقدار پیشنهادی آئین‌نامه ACI 318-95 در نظرگرفته شده است. لازم به ذکر است که نسبت تنش پیوستگی آزمایشگاهی به تنش پیوستگی آئین نامه‌ای($\frac{u_{test}}{u_{ACI}}$) در نمونه‌های ۲۹ و ۳۰ بیشتر از ۱ بوده و اگرچه نمونه‌ها از نظر مقاومت پیوستگی مشکلی نداشته‌اند، ولی به هیچ وجه شکل‌پذیر نبوده و شکست آنها تُرد و ناگهانی بوده است.

پسیکی (Pessiki) و پیرونی (Pieroni) [13]، برای محاسبه‌ی شاخص شکلِ پذیری، تعریف نسبتاً مناسب‌تری، ارائه داده‌اند. آن‌ها نسبت تغییر مکان متناظر با 85% نیروی ماکزیمم (روی شاخه‌ی نزولی منحنی بار- تغییر مکان) به تغییر مکان متناظر با نیروی ماکزیمم (حدّ رفتار الاستیک) را شاخص شکل‌پذیری تعریف کردند. شکل (٤) چگونگی محاسبه‌ی این شاخص را نشان می‌دهد.



شکل ۲ منحنی نمایش تغییرات نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی ۲۹ عزیزی نمینی و همکاران [7]



شکل ۳ منحنی نمایش تغییرات نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی ۳۰ عزیزی نمینی و همکاران [7]

$$i = \frac{\Delta_{0.85}}{\Delta_y} \qquad (۲)$$

اصفهانی و کیانوش [12]، معادله‌ی (۳) را برای محاسبه‌ی طول وصله L_d پیشنهاد کردند:

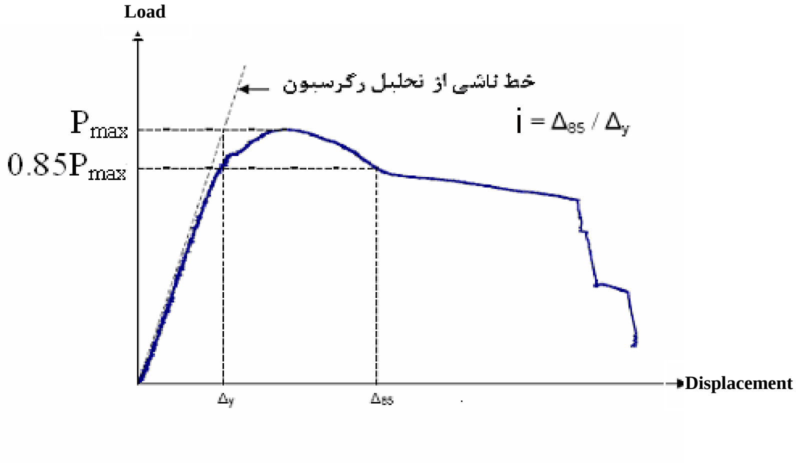
$$L_d = \frac{T}{a\sqrt{f'_c}} = \frac{A_b f_y}{a\sqrt{f'_c}} \qquad (۳)$$

که در آن:

$$a = 7.2\, d_b \frac{C/d_b + 0.5}{C/d_b + 3.6} \qquad (٤)$$

رابطه‌ی (۳) در صورتی قابل استفاده برای تعیین طول وصله است که مقداری خاموت با استفاده از رابطه‌ی (۵) در طول آن قرار داده شود:

$$\frac{A_t}{S} = \frac{67C}{f_R A_b}\left\{\frac{1.63M}{[(M+1)(0.88+0.12\times(C_{Med}/C)]} - 1\right\} \qquad (۵)$$



شکل ٤ چگونگی محاسبه‌ی شاخص شکل پذیری پسیکی و پی یرونی [13]

در روابط فوق،C؛ کوچک‌ترین سه مقدار $\frac{1}{2}(C_S+d_b),C_Y,C_x$ بوده و C_{Med}، عدد میانی سه مقدار، $\frac{1}{2}(C_S+d_b),C_Y,C_x$ می‌باشد. C_x؛ پوشش جانبی (mm)، C_y؛ پوشش بالایی یا پایینی (mm)، C_S؛ فاصله‌ی بین میل‌گردهای وصله شده‌ی (mm)، A_b؛ سطح مقطع میل‌گرد، d_b؛ قطر میل‌گرد (mm)، L_d؛ طول وصله(mm)، f'_c؛ مقاومت استوانه‌ای فشاری بتن (MPa)، A_t؛ سطح مقطع یک خاموت (mm^2)، S؛ فاصله‌ی خاموت‌های دور وصله (mm) می‌باشند. و مقدار M برابر است با:

$$M = \mathrm{Cosh}(0.0022L_d\sqrt{3\frac{f'_c}{d_b}}) \qquad (٦)$$

روابط پیشنهادی فوق براساس تنش پیوستگی زیر به دست آمده است [12].

$$u_{Esf.} = \frac{T}{\pi d_b L_d} = u_c\frac{1+1/M}{1.85+0.024\sqrt{M}}(0.88+0.12\frac{C_{Med}}{C})(1+0.015\ f_R\ \frac{A_t A_b}{CS}) \qquad (٧)$$

که در آن u_c؛ حداکثر تنش پیوستگی موضعی (MPa) در هنگام شکست می‌باشد که به‌صورت زیر به‌دست می‌آید:

$$u_c = 2.7\frac{C/d_b+0.5}{C/d_b+3.6}\sqrt{f'_c} \qquad (٨)$$

هدف از انجام این طرح پژوهشی، بررسی شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار، دارای فولاد جانبی در محل وصله است. بدین منظور، تعدادی نمونه از تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار در مقیاس واقعی طراحی و ساخته شد. طول وصله‌ها و مقدار خاموت اطراف وصله‌ها به کمک روابط (٣) الی (٥) تعیین شدند.

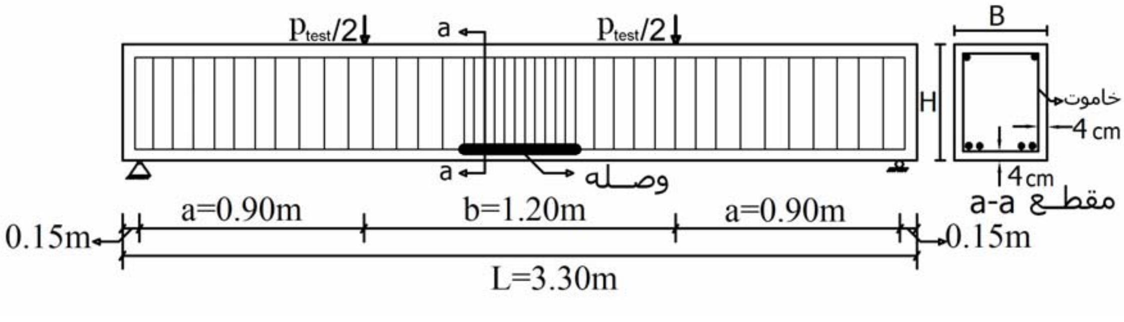
قبلاً نشان داده شد که این روابط در مقایسه با سایر روابط پیشنهادی، بهترین مطابقت را با نتایج آزمایشگاهی مختلف دارد. نمونه‌ها تحت آزمایش بارگذاری چهار نقطه‌ای قرار گرفتند تا شکست پیوستگی، صورت پذیرد. پس از انجام آزمایش و رسم منحنی نیرو-تغییر مکان برای هر نمونه، شکل‌پذیری آن، ارزیابی شده و اثر پارامترهای مختلف روی شکل‌پذیری بررسی شد.

طراحی و ساخت نمونه‌های آزمایشگاهی تیرهای بتن مسلح وصله‌دار

تعداد ١٦ نمونه تیر دو سر ساده‌ی بتن آرمه به طول 3.30

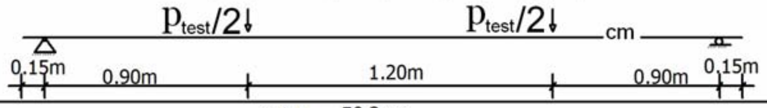
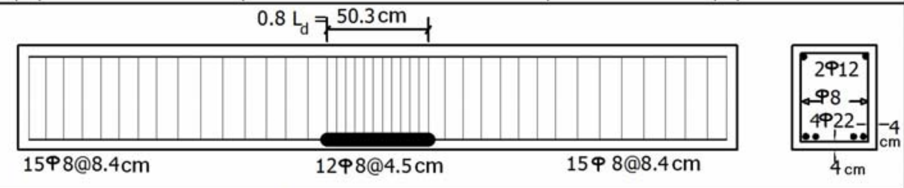
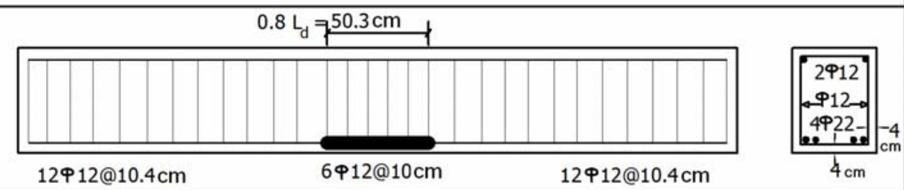
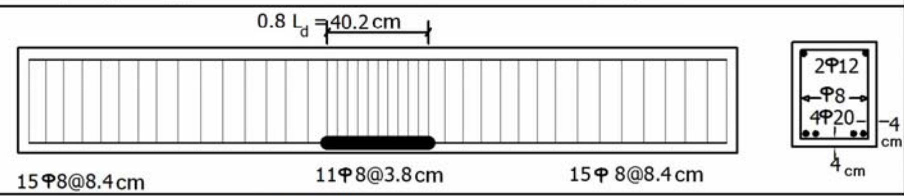
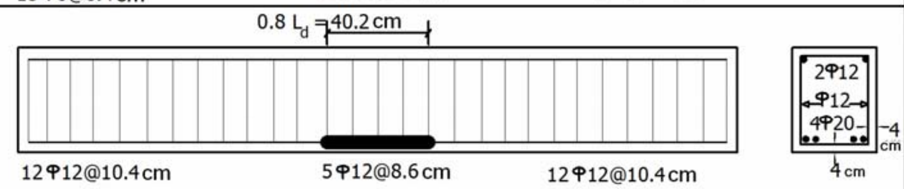
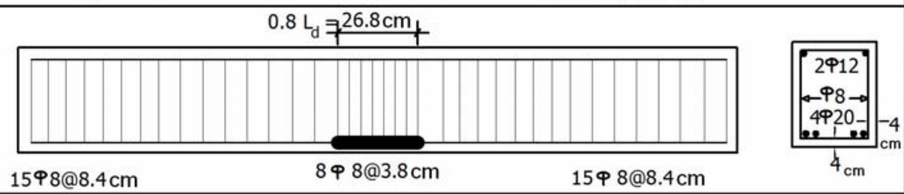
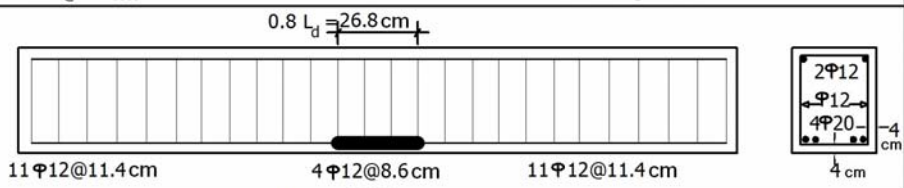
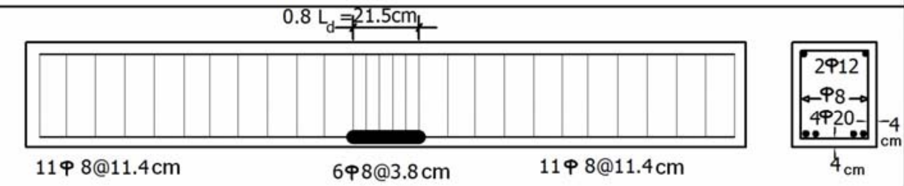
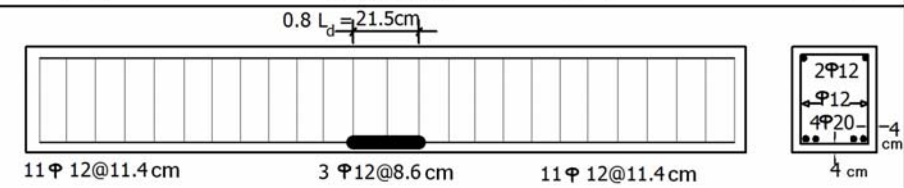
متر (فاصله‌ی بین دو تکیه‌گاه 3.00 متر) طبق شکل (۵) طراحی و ساخته شدند. جزئیات نمونه‌ها در جدول (۱) ارائه شده است. برای محاسبه‌ی طول وصله، از معادله‌ی (۳) و برای محاسبه‌ی مقدار خاموت در طول وصله از معادله‌ی (۵) استفاده شده است. برای این‌که از شکست تیرها به صورت پیوستگی اطمینان حاصل شود یا به عبارت دیگر، میل‌گردهای خمشی قبل از شکست پیوستگی به تنش جاری شدن نرسند، طول وصله در معادله‌ی (۳) برای تنش $0.8\ f_y$ محاسبه شد. نمونه‌های اولیه برای اطمینان از نوع شکست، دستگاه آزمایش و محاسبات تیرها، ساخته و با نام‌های B-01 و B-02 نام‌گذاری شدند. میل‌گردهای طولی نمونه‌های B-01 و B-02 با قطر 22mm و ابعاد مقطع آن‌ها 200×300mm انتخاب شدند. پس از ارزیابی نتایج آزمایش این دو نمونه، سایر نمونه‌ها از B-1 تا B-14 طراحی و ساخته شدند. بجز نمونه‌ی B-13 که مشابه نمونه‌ی B-1 می‌باشد ولی فاقد خاموت در طول وصله است، در سایر نمونه‌ها از خاموت در طول وصله براساس رابطه‌ی (۵) استفاده شد. در نمونه‌ی B-14 که مشابه نمونه‌ی B-1 است، آرماتورهای خمشی وصله نشده‌اند تا شکست تیر به صورت خمشی و شکل پذیر صورت پذیرد. شاخص شکل‌پذیری این تیر می‌تواند مبنای مقایسه با سایر تیرهای وصله‌دار باشد.

شایان ذکر است که حاصل آزمایش دو نمونه‌ی B-01 و B-02، تغییر پارامترهایی مثل قطر میل‌گردهای کششی و ابعاد مقطع برای سایر نمونه‌ها بود؛ از این‌رو برای نمونه‌های بعدی میل‌گردهای φ_{20} و φ_{25} انتخاب شدند تا اثر تغییرقطر میل‌گرد، بهتر بررسی شود. تنش جاری شدن میل‌گردهای φ_{20}، φ_{22} و φ_{25}، با انجام آزمایش کششی در آزمایشگاه به ترتیب برابر 460، 440 و 420 مگاپاسکال تعیین شد. بعد از ساخت و آزمایش نمونه‌های B-01 و B-02، بقیه‌ی نمونه‌ها به صورت چهارتایی در چهار قالب، بتن‌ریزی شدند. به عنوان مثال، نمونه‌های: B-1، B-2، B-7 و B-8 که دارای بتن با مقاومت فشاری طراحی یکسان (20 MPa) بودند، در یک زمان ساخته و در یک زمان آزمایش شدند. برای بتن با مقاومت طراحی 70 مگاپاسکال از میکروسیلیس و فوق روان کننده استفاده شد. بتن ریزی تمام نمونه‌ها در شرایط کارگاهی مناسب، توسط یک تولید کننده‌ی تجاری بتن انجام شد. از سه نوع بتن با مقاومت‌های فشاری طراحی استوانه‌ای 20، 45 و 70 مگاپاسکال برای انواع نمونه‌ها استفاده شد.

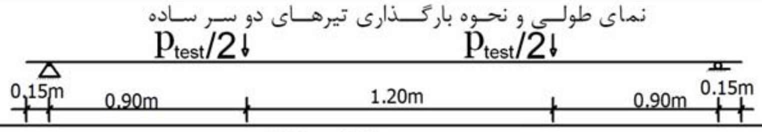
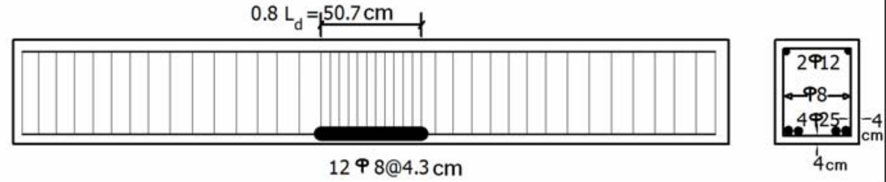
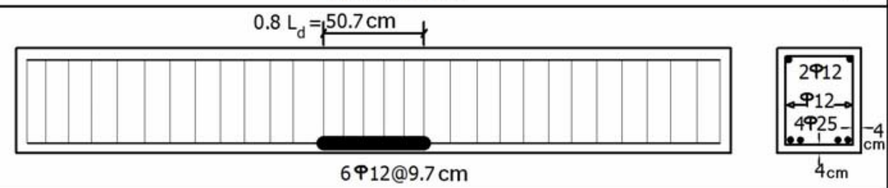
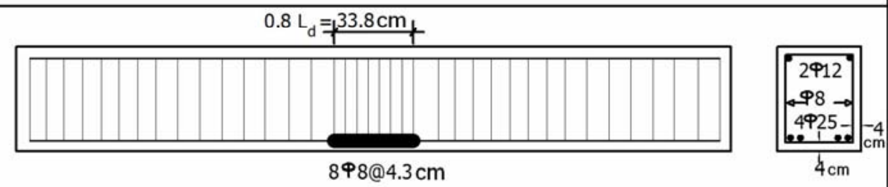
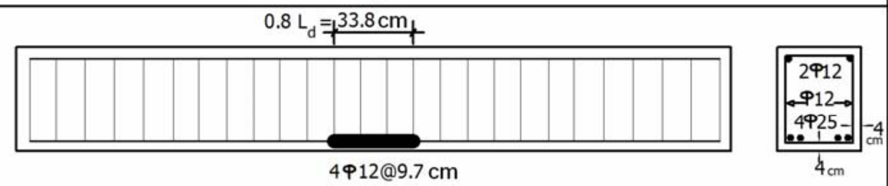
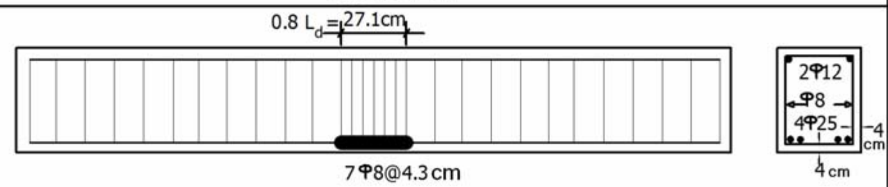
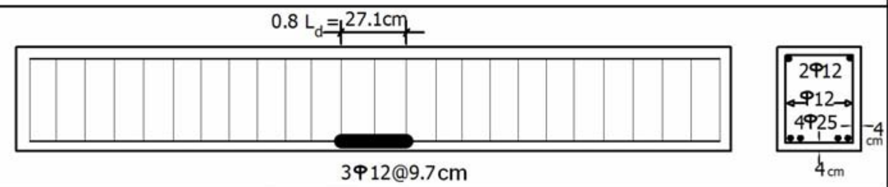
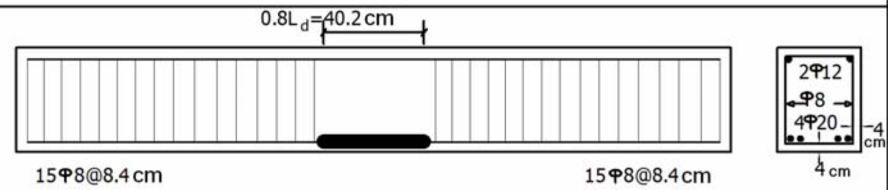
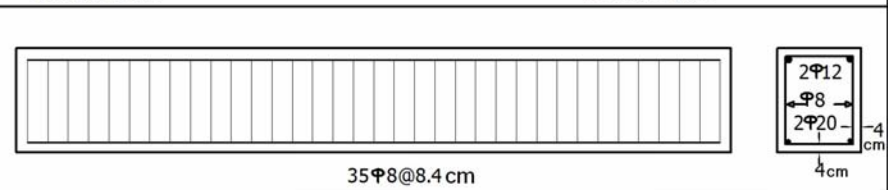


شکل۵ نمای طولی و مقطع یک تیر بتن‌آرمه‌ی وصله‌دار

جدول ۱ جزئیات نمونه‌های آزمایشگاهی

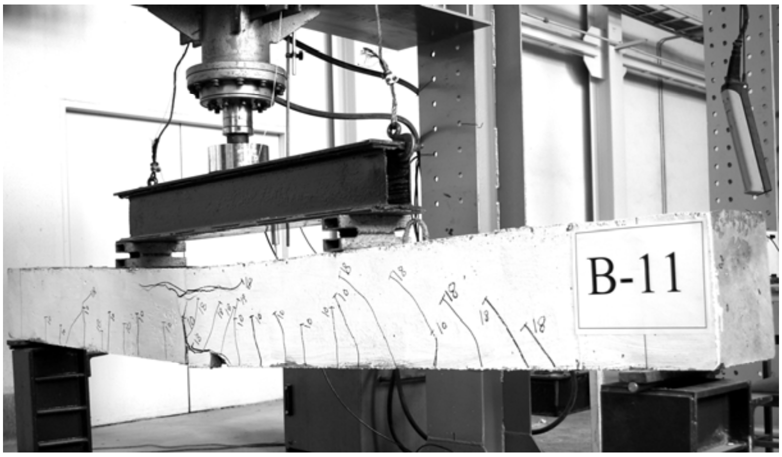
نمای طولی و نحوه بارگذاری تیرهای دو سر ساده  $P_{test}/2$; $P_{test}/2$; cm ; 0.15m ; 0.90m ; 1.20m ; 0.90m ; 0.15m	f'_c MPa	H mm	B mm	شماره نمونه
 0.8 L_d = 50.3 cm ; 15Φ8@8.4cm ; 12Φ8@4.5cm ; 15Φ 8@8.4cm ; 2Φ12 ; Φ8 ; 4Φ22 ; 4 cm ; 4 cm	20	300	200	B-01
 0.8 L_d = 50.3 cm ; 12Φ12@10.4cm ; 6Φ12@10cm ; 12Φ12@10.4cm ; 2Φ12 ; Φ12 ; 4Φ22 ; 4 cm ; 4 cm	20	300	200	B-02
 0.8 L_d = 40.2 cm ; 15Φ8@8.4cm ; 11Φ8@3.8cm ; 15Φ 8@8.4cm ; 2Φ12 ; Φ8 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	20	300	250	B-1
 0.8 L_d = 40.2 cm ; 12Φ12@10.4cm ; 5Φ12@8.6cm ; 12Φ12@10.4cm ; 2Φ12 ; Φ12 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	20	300	250	B-2
 0.8 L_d = 26.8cm ; 15Φ8@8.4cm ; 8Φ 8@3.8cm ; 15Φ 8@8.4cm ; 2Φ12 ; Φ8 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	45	300	250	B-3
 0.8 L_d = 26.8 cm ; 11Φ12@11.4cm ; 4Φ12@8.6cm ; 11Φ12@11.4cm ; 2Φ12 ; Φ12 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	45	300	250	B-4
 0.8 L_d = 21.5cm ; 11Φ 8@11.4cm ; 6Φ8@3.8cm ; 11Φ 8@11.4cm ; 2Φ12 ; Φ8 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	70	300	250	B-5
 0.8 L_d = 21.5cm ; 11Φ 12@11.4cm ; 3 Φ12@8.6cm ; 11Φ 12@11.4cm ; 2Φ12 ; Φ12 ; 4Φ20 ; 4 cm ; 4 cm	70	300	250	B-6

ادامه‌ی جدول ۱ جزئیات نمونه‌های آزمایشگاهی

نمای طولی و نحوه بارگذاری تیرهای دو سر ساده 	f'_c MPa	H mm	B mm	شماره نمونه
	20	300	250	B-7
	20	300	250	B-8
	45	300	250	B-9
	45	300	250	B-10
	70	300	250	B-11
	70	300	250	B-12
	20	300	250	B-13
	20	300	250	B-14

آزمایش نمونه‌های آزمایشگاهی

مطابق شکل (٦)، نیرو توسط یک جک هیدرولیکی و یک تیر توزیع‌کننده به صورت بار دو نقطه‌ای به تیر نمونه‌ی آزمایشگاهی وارد می‌شود. در بالای تیر توزیع‌کننده‌ی بار و در زیر جک هیدرولیکی، یک عدد load cell قرار داده شده تا به کمک آن و دستگاه دریافت و ثبت داده‌ها (Data logger)، نیروها مستقیماً قرائت شوند. هم‌چنین تغییر مکان‌های وسط تیرهای آزمایشگاهی به‌وسیله‌ی یک عدد LVDT و دستگاه Data logger ثبت شدند. با شروع بارگذاری، دستگاه ثبت داده‌ها، هم‌زمان نیروها و تغییر مکان‌های مربوط به آن‌ها در مرکز تیر نمونه را ثبت می‌کند، سپس با رسم منحنی نیرو- تغییر مکان برای هر نمونه، شکل‌پذیری آن مورد تجزیه و تحلیل قرار می‌گیرد. شکل (٧) نمونه‌های آزمایشگاهی را پس از شکست پیوستگی نشان می‌دهد.



شکل ٦ دستگاه آزمایش نمونه‌ها



شکل ٧ نمایش رشد ترک‌ها و چگونگی شکست تیرهای آزمایشگاهی



ادامه‌ی شکل ۷ نمایش رشد ترک ها و چگونگی شکست تیرهای آزمایشگاهی

نتایج آزمایشگاهی

مقاومت پیوستگی نمونه‌های آزمایشگاهی. در این بخش، مقاومت پیوستگی نمونه‌ها (u_{test}) محاسبه شده، سپس بامقاومت‌های پیوستگی محاسبه شده از معادله‌ی (۷) و روابط ACI318-08 (به ترتیب: $u_{Esf.}$ و u_{ACI}) مقایسه می‌شوند. مقاومت پیوستگی (u_{test}) برای نمونه‌ها از معادله‌ی زیر به‌دست می‌آید:

$$u_{test}=\frac{A_b f_s}{\pi d_b L_d} \qquad (۹)$$

باتوجه به این‌که طول وصله طوری تعیین شده که تنش‌های میل‌گردها حدود 0.8fy باشد، می‌توان تنش میل‌گردها را از روابط الاستو- پلاستیک مقاطع خمشی بتن مسلح به‌دست آورد. این مسأله قبلاً توسط محققین استفاده و توصیه شده است [7,10]:

$$f_s=\frac{M}{A_s jd} \qquad (۱۰)$$

در رابطه‌ی فوق، M؛ لنگر نهائی شکست بوده و برابر با $M=0.9P_{test}/2$ می‌باشد.

برای محاسبه‌ی u_{ACI}، ابتدا طول وصله از رابطه‌یACI 318-08 [14] که در ذیل آمده، محاسبه می‌شود:

$$L_d=\left[\frac{3}{40}\frac{f_y}{\lambda\sqrt{f'c}}\frac{\psi_t\psi_e\psi_s}{(\frac{c_b+k_{tr}}{d_b})}\right]d_b \qquad (۱۱)$$

در رابطه‌ی فوق، λ؛ ضریب تعدیل برای بتن های سبک، ψ_t؛ ضریب تعدیل بر مبنای محل میل‌گردهای کششی، ψ_e، ضریب تعدیل برای میل‌گردهایی که سطح آن‌ها با ضد زنگ پوشیده شده، ψ_S؛ ضریب تعدیل برای قطر میل‌گردهای کششی، c_b؛ کوچک‌تر دو مقدار (a) فاصله‌ی مرکز میل‌گرد کششی تا نزدیک‌ترین سطح بتن و (b) ؛ نصف فاصله‌ی میل‌گردهای کششی وصله شده و K_{tr}؛ ضریب فولاد جانبی می‌باشند. سپس از معادله‌ی زیر، مقدار مقاومت پیوستگی ACI به‌دست می‌آید:

$$u_{ACI}=\frac{A_b f_y}{\pi\, d_b L_d} \qquad (۱۲)$$

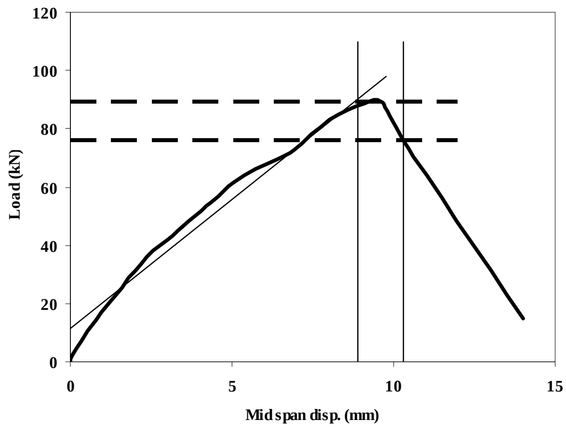
در رابطه‌ی (۱۲)، طبق ضوابط ACI، مقدار f_s برابر f_y در نظر گرفته شده است. نتایج به‌دست آمده از محاسبات فوق در جدول (۲) مشاهده می‌شود. در ستون (۷)، جدول (۲) مشاهده می‌شود که ظرفیت P_{test} نمونه‌های B-1 و B-13 به‌ترتیب: 130.2 و 89.1 کیلو نیوتن است. یادآوری می‌شود که نمونه‌ی B-13 مشابه نمونه‌ی B-1 می‌باشد؛ با این تفاوت که در امتداد وصله‌ی آن، خاموتی به‌کار گرفته نشده است. به عبارت دیگر، با قرار دادن مقداری خاموت در دور وصله‌ی نمونهB-1، مقاومت پیوستگی تقریباً 1.5 برابر نسبت به نمونه‌ی B-13 افزایش پیدا کرده است. از طرفی شاخص شکل پذیری(i)، ستون ١٤ جدول (۲) برای نمونه‌ی B-1 ($i = 2.32$)به مقدار قابل ملاحظه ای از مقدار آن برای نمونه‌ی بدون خاموت B-13 ($i = 1.15$) افزایش یافته است. در ستون‌های ۱۰ و ۱۱ جدول (۲)، نسبت تنش پیوستگی آزمایشی (u_{test}) به تنش پیوستگی محاسباتی از رابطه‌های (۷) و ACI318-08 به ترتیب: $\frac{u_{test}}{u_{Esf}}$ و $\frac{u_{test}}{u_{ACI}}$ آورده شده است. میانگین نسبت $\frac{u_{test}}{u_{Esf.}}$ برای تمام نمونه‌ها برابر 1.00 با انحراف معیار 0.12 می‌باشد. این مقادیر، نشان می‌دهد که رابطه‌ی پیشنهادی اصفهانی و کیانوش [12] با دقت خوبی مقاومت پیوستگی را برای تمام حالات مقاومت های بتن و مقدار خاموت متفاوت پیش بینی میکند. میانگین نسبت برای $\frac{u_{test}}{u_{ACI}}$ برای تمام نمونه‌ها برابر 2.64 با انحراف معیار 0.57 میباشد. این مقادیر نشان میدهد که رابطه‌ی ACI318-08[14] دست بالا بوده و عوامل مؤثر مختلف را به‌خوبی در نظر نمی‌گیرد.

جدول ۲ نتایج آزمایشگاهی نمونه ها

۱	۲	۳	٤	۵	٦	۷	۸	۹	۱۰	۱۱	۱۲	۱۳	۱٤
شماره نمونه	d_b mm	f'_c MPa	f_y MPa	$L_{d,\ Esf.}$ mm	$L_{d,ACI}$ mm	P_{test} kN	f_s MPa	u_{test} MPa	$u_{test}/u_{Esf.}$	u_{test}/u_{ACI}	Δ_y mm	$\Delta_{0.85}$ mm	(i)
B-01	22	24.0	440	607	1013	154	408	4.6	1.12	1.9	17.6	38.0	2.15
B-02	22	24.0	440	607	1013	143	378	4.3	1.04	1.8	16.5	32.0	1.95
B-1	20	21.7	460	502	1363	130	414	5.2	1.08	3.0	12.8	29.7	2.32
B-2	20	21.7	460	502	1363	121	386	4.8	1.00	2.8	14.6	26.4	1.81
B-3	20	45.0	460	335	947	144	458	8.6	1.22	3.5	14.4	27.5	1.91
B-4	20	45.0	460	335	647	143	456	8.5	1.22	3.5	13.9	22.0	1.60
B-5	20	70.3	460	268	757	143	458	10.6	0.94	3.5	16.0	21.7	1.35
B-6	20	70.3	460	268	757	132	422	9.8	0.87	3.2	19.2	25.4	1.32
B-7	25	21.7	420	633	1382	166	341	4.2	0.98	2.2	11.8	20.9	1.80
B-8	25	21.7	420	633	1382	163	336	4.2	0.96	2.2	14.5	23.0	1.60
B-9	25	45.0	420	422	960	175	360	6.7	1.06	2.4	14.0	22.5	1.60
B-10	25	45.0	420	422	960	173	357	6.6	1.05	2.4	16.9	25.1	1.50
B-11	25	70.3	420	338	768	179	368	8.5	0.85	2.5	17.4	21.5	1.25
B-12	25	20.0	420	338	768	173	357	8.2	0.82	2.4	19.7	24.3	1.23
B-13	20	20.0	460	502	1420	89	283	3.5	0.87	2.2	8.90	10.3	1.15
B-14	20	20.0	460	--	--	140	446				18.7	41.2	2.21
میانگین									1.00	2.64			
انحراف معیار									0.12	0.57			

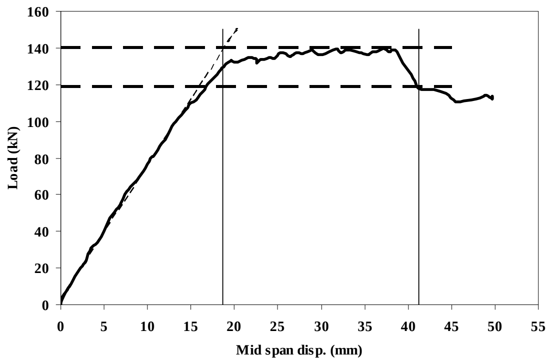
شکل‌پذیری نمونه‌های آزمایشگاهی. درشکل‌های (۸) تا (۲۳) رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان وسط دهانه‌ی نمونه‌ها ارائه شده است. همان‌طورکه قبلاً بیان شد، نمونه‌ی B-13 فاقد خاموت در طول وصله بوده و از آن برای مقایسه‌ی شاخص شکل‌پذیری نمونه‌ی فاقد خاموت و نمونه‌های دارای خاموت استفاده خواهد شد. با توجه به شکل (۸)،

مشاهده می‌شـود کـه در تیـر B-13 مقـادیر $\Delta_{0.85}$ و Δ_y نزدیک به‌هم بوده و شکل‌پـذیری ایـن تیـر، تقریبـاً برابـر 1.15 شده است. این بدان معنـی اسـت کـه ایـن نمونـه، شکل‌پذیر نبوده و شکست به صورت تُـرد و آنـی اسـت. گسیختگی این نمونه در هنگام آزمایش ناگهانی و همـراه با صـدایی بلنـد، بـه صـورت شـکافت در پوشـش زیـر وصله اتفاق افتاد. همان‌طور که در شکل دیـده مـی‌شـود، بعد از نقطه‌ی ماکزیمم، منحنی با شـیبی تنـد افـت کـرده است:



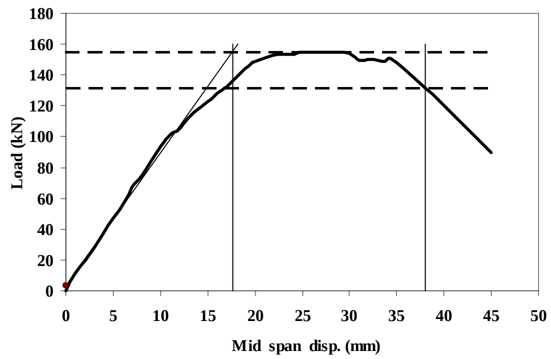
شکل ۸ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-13

نمونه‌ی B-14 فاقد وصله بوده و از نتایج این نمونه که از نظر خمشی شکل‌پذیر می‌باشد، می‌تـوان بـه عنـوان تعریف شکل‌پذیری استفاده کرد. این نمونـه دارای مقـدار آرماتور خمشی کم‌تر از مقدار ماکزیمم آئـین‌نامـه‌ی 318-ACI 08 است ($\rho < \rho_{MAX}$) و از نظر این آئین‌نامـه، دارای شکل‌پذیری مناسب است. با توجه به شکل (۹)، مـشاهده می‌شود که شاخص شکل‌پذیری این نمونه در محـدوده‌ی تغییر مکان‌های 18.7 و 41.25 میلی‌متر حدود 2.2 برآورد شده است. با استفاده از این مقدار، می‌توان شـکل‌پـذیری سایر نمونه‌ها را تعریف کرد:

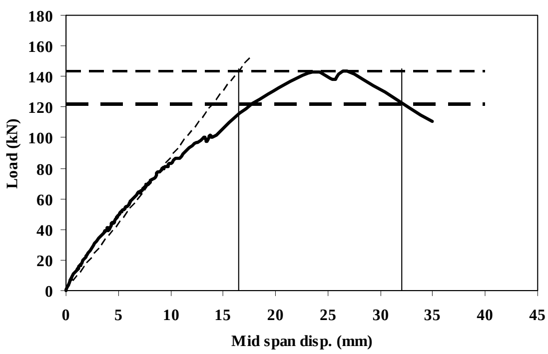


شکل ۹ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-14 (بدون وصله)

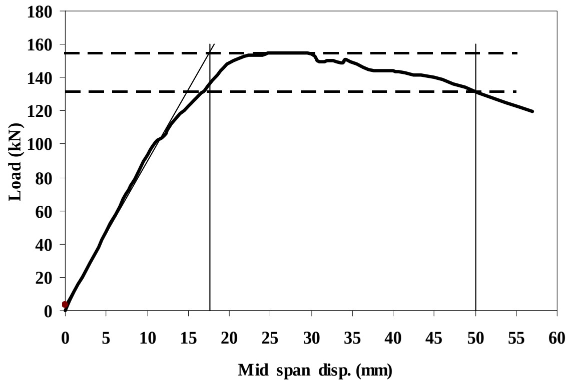
در شکل‌های (۱۰) تا (۲۳)، رابطـه‌ی نیـرو- تغییـر مکان وسط دهانه‌ی سایر نمونه‌ها ارائه شده است:



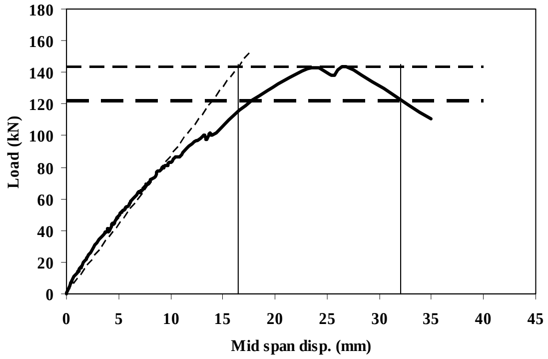
شکل ۱۰ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌یB-01



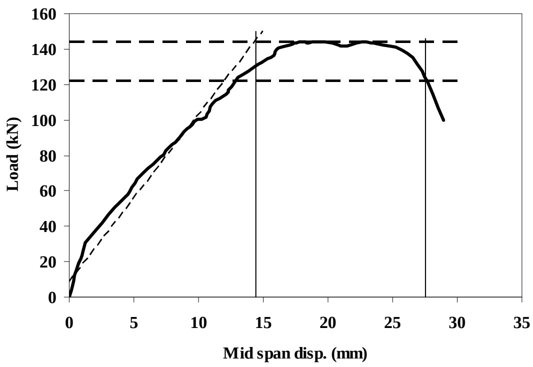
شکل ۱۱ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-02



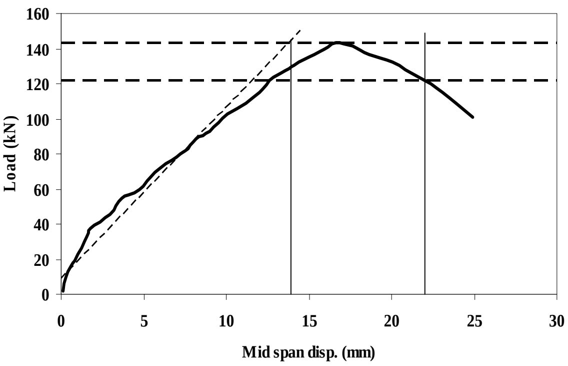
شکل ۱۲ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌یB-1



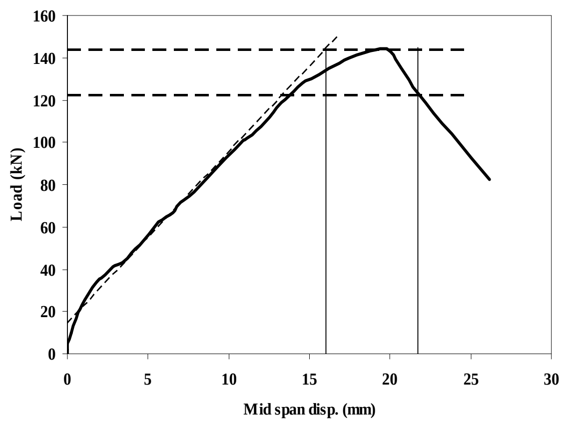
شکل ۱۳ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-2



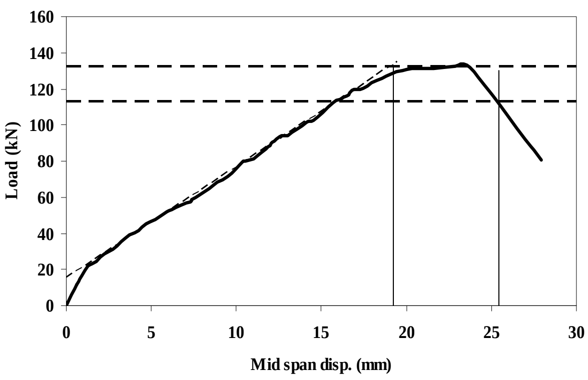
شکل ١٤ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-3



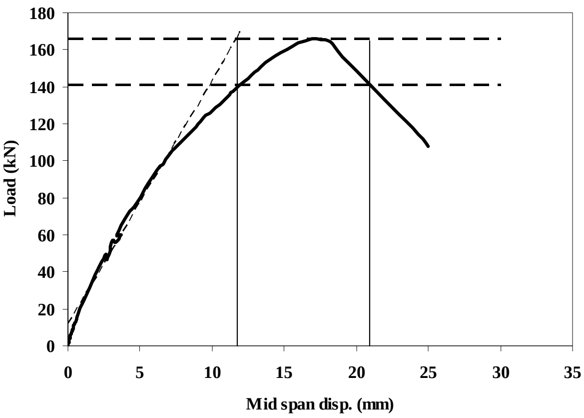
شکل ۱۵ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-4



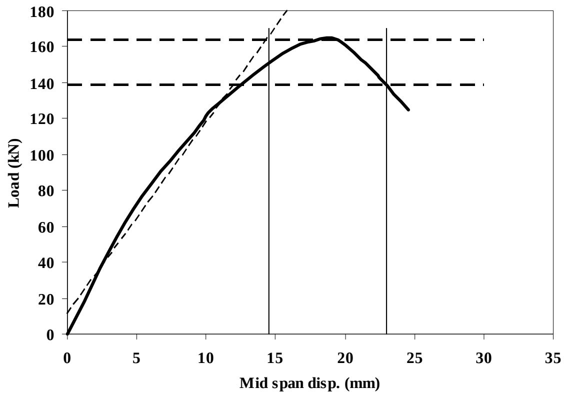
شکل ١٦ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-5



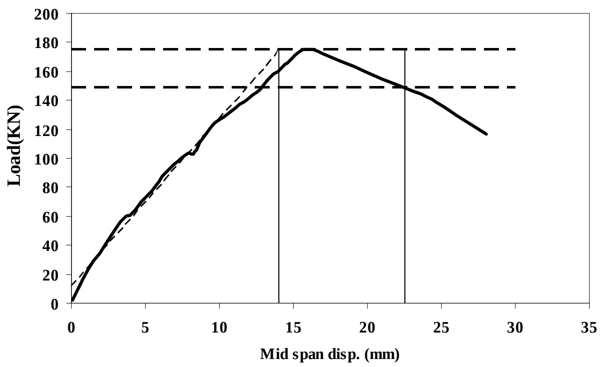
شکل ۱۷ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-6



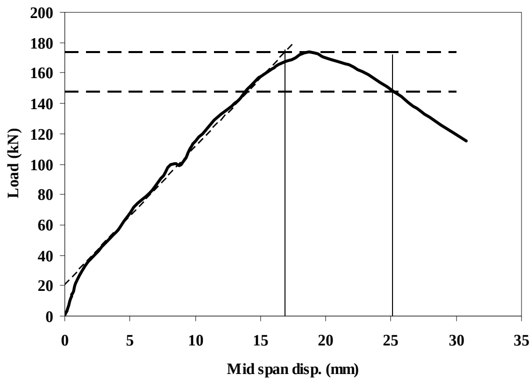
شکل ۱۸ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-7



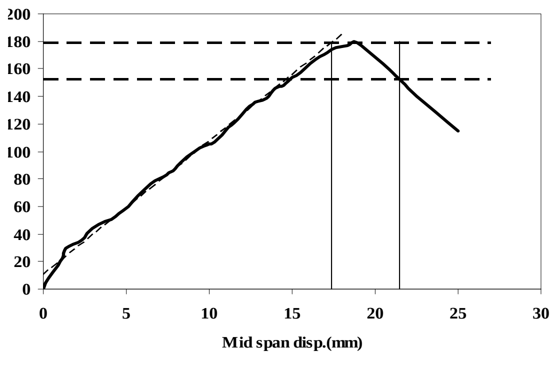
شکل ۱۹ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-8



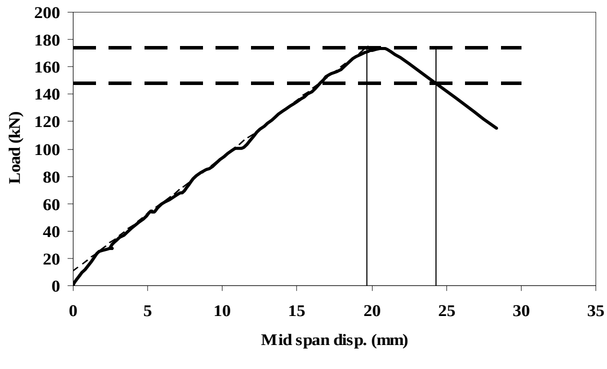
شکل ۲۰ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-9



شکل ۲۱ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-10



شکل ۲۲ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-11

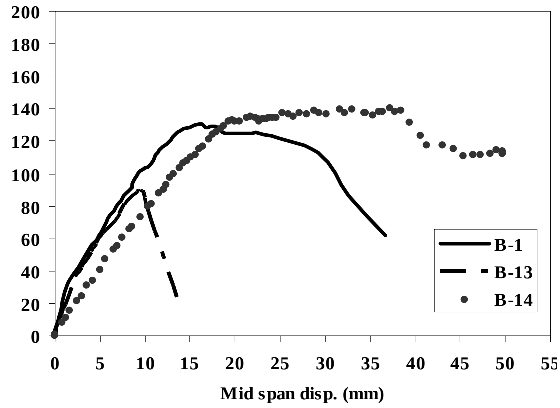


شکل ۲۳ رابطه‌ی نیرو- تغییر مکان نمونه‌ی B-12

بحث و مقایسه‌ی شکل‌پذیری نمونه‌های آزمایشگاهی

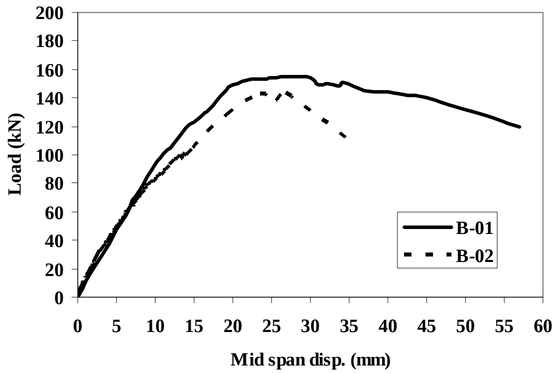
اثر خاموت دور وصله بر شکل‌پذیری. شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های دارای خاموت و فاقد خاموت در دور وصله (به ترتیب B-1 و B-13)، در مقایسه با نمونه‌ی بدون وصله (B-14)، در شکل (۲٤)

مشاهده می‌شود. نمونه‌ی بدون وصله‌ی B-14 دارای نسبت میل‌گرد $\rho < \rho_{max}$ بوده و از نظر آئین نامه‌ی ACI318-08 شکل پذیر است. نمونه‌ی دارای وصله، ولی بدون خاموت B-13 با شکست ناگهانی فاقد شکل پذیری و نمونه‌ی B-1 که مشابه نمونه‌ی B-13 بوده، ولی دارای خاموت مناسب است، دارای شکل پذیری مناسب می‌باشد. بنابراین روابط پیشنهادی (۳) الی (۵) برای محاسبه‌ی طول وصله و خاموت لازم برای شکل پذیری به خوبی، ضوابط شکل پذیری و مقاومت پیوستگی را برآورده می‌سازند،

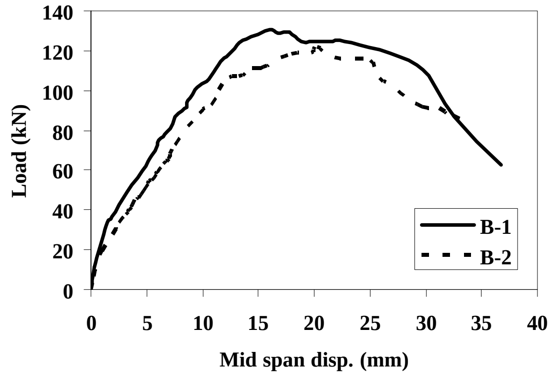


شکل ۲٤ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-1، B-13 و B-14

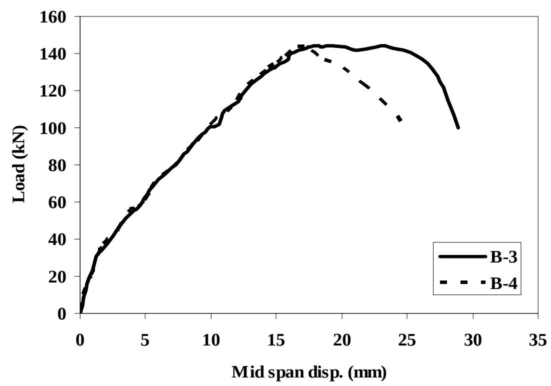
اثر فاصله‌ی خاموت‌های اطراف وصله (S) در حالتی‌که مقدار فولاد جانبی ($\frac{A_t}{S}$) ثابت در نظر گرفته شده باشد، در شکل‌های (۲۵) تا (۳۱) بررسی می‌شود. در هر یک از شکل‌ها، نتایج آزمایشی دو نمونه‌ی مشابه با مقدار مساوی $\frac{A_t}{S}$ ولی با فاصله و قطر خاموت متفاوت (یا A_t متفاوت) ارائه شده است. مقایسه‌ی شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه های با $\frac{A_t}{S}$ یکسان ولی A_t و S متفاوت هر جفت از نمونه‌ها در شکل‌های (۲۵-۳۱) نشان می‌دهد که انتخاب آرماتور خاموت دور وصله با قطر و فاصله‌ی کمتر به شکل پذیری نسبتاً مناسب‌تری منجر می‌شود. هم‌چنین نتایج آزمایشگاهی در شکل‌های فوق الذکر، صحت روابط محاسباتی پیشنهادی (۳) تا (۵) را به‌خوبی تأیید می‌کند:



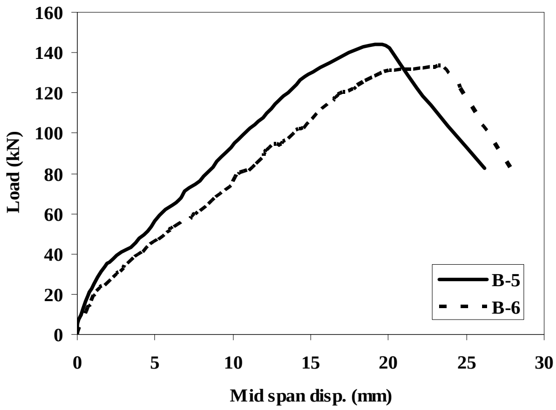
شکل ۲۵ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-01 و B-02



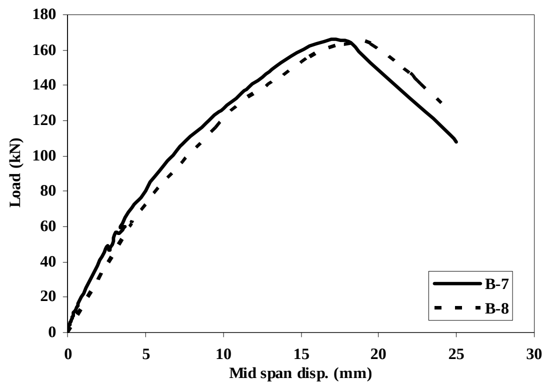
شکل ۲٦ مقایسه‌ی شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-1 و B-2



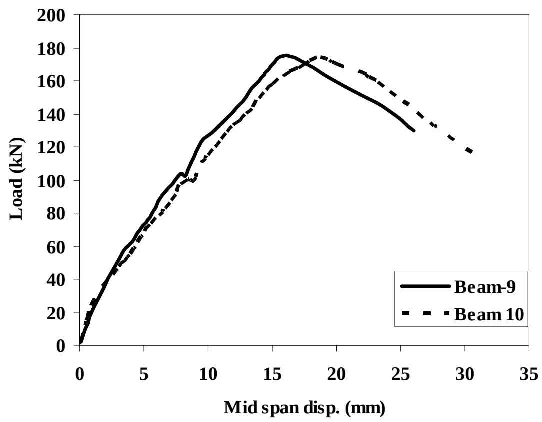
شکل ۲۷ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-3 وB-4



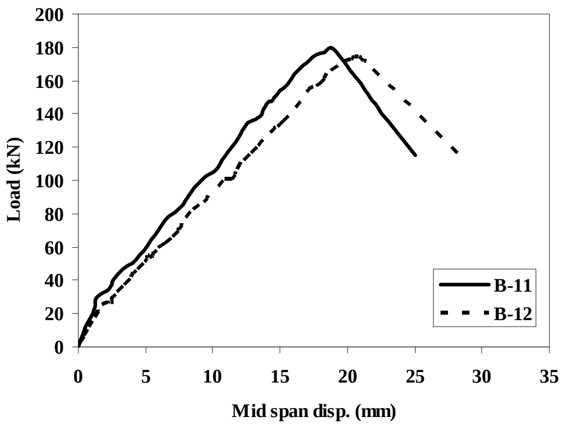
شکل ۲۸ مقایسه‌ی شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-5 و B-6



شکل ۲۹ مقایسه‌ی شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-7 و B-8

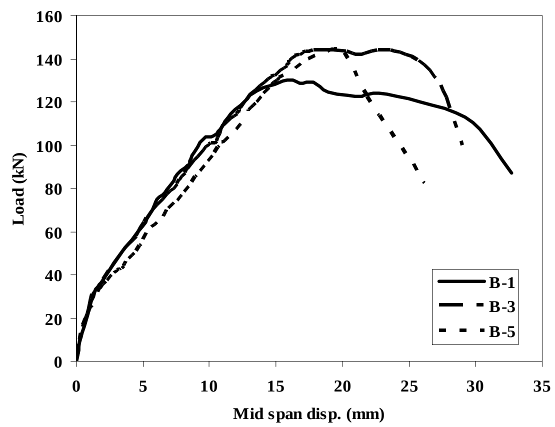


شکل ۳۰ مقایسه‌ی شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-9 و B-10



شکل ۳۱ مقایسه شکل پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-11 و B-12

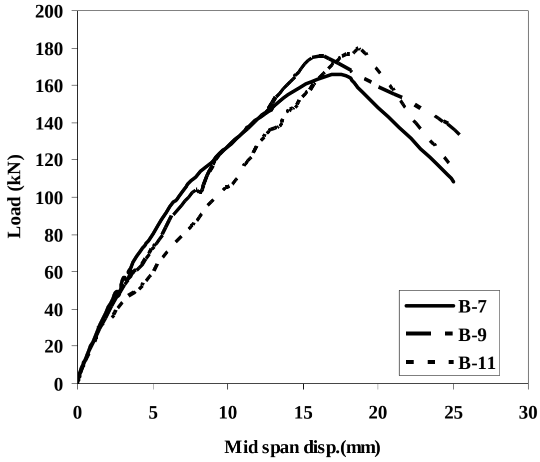
اثر مقاومت فشاری بتن بر شکل‌پذیری. در شکل (۳۲) منحنی نیرو- تغییر مکان سه نمونه‌ی مشابه B-1 ، B-3 و B-5 با مقاومت فشاری متفاوت به ترتیب: 21.7، 45.0 و 70.3 مگاپاسکال مقایسه می‌شوند. ملاحظه می‌شود که با افزایش مقاومت فشاری، شکل پذیری نمونه ها کاهش می‌یابد. مناسب ترین شکل پذیری، مربوط به نمونه‌ی B-1 با مقاومت فشاری 21.7 مگاپاسکال است. میل‌گردهای کششی این نمونه ϕ_{20} و خاموت آن‌ها از میل‌گرد ϕ_8 بوده است.



شکل ۳۲ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-1، B-3 و B-5

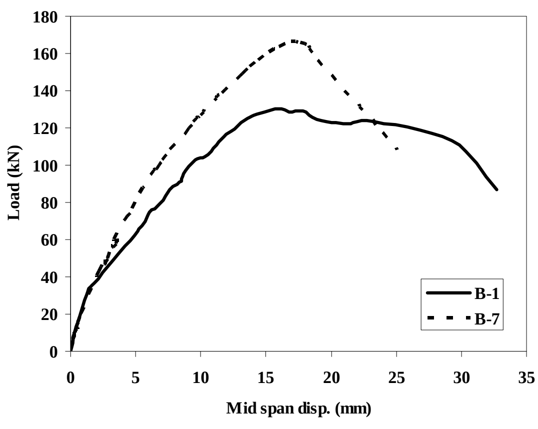
هم‌چنین تأثیر افزایش مقاومت فشاری بتن در کاهش شکل‌پذیری نمونه‌ها در شکل (۳۳)، برای

نمونه‌های مشابه B-7، B-9 و B11 با مقاومت‌های فشاری بـه ترتیـب: 21.7، 45.0 و 70.3 مگاپاسـکال مـشاهده می‌شود. میل‌گردهای کششی طولی این نمونه هـا، ϕ_{25} و خاموت آن‌ها از میل‌گرد، ϕ_8 بوده است.



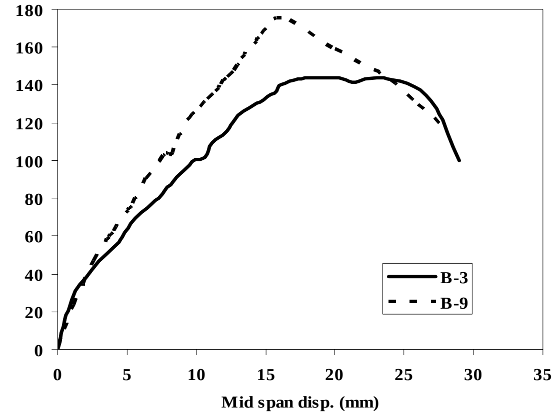
شکل ۳۳ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-7، B-9 و B-11

اثر قطر میل‌گردهای کششی بر شکل‌پذیری. در شـکل (٣٤) شـکل‌پـذیری نمونــه‌هـای B-1 و B-7 از بـتن بـا مقاومـت فـشاری 21.7 مگاپاسـکال مقایـسه مـی‌شـوند. مقایسه‌ی منحنی‌های بار- تغییر مکـان شـکل (٣٤) نـشان می‌دهنـد کـه شـکل‌پـذیری نمونـه‌ی B-1 بـا میـل‌گردهـای کششی φ_{20} از نمونه‌ی B-7 با میل‌گردهای φ_{25} بیشتر است.



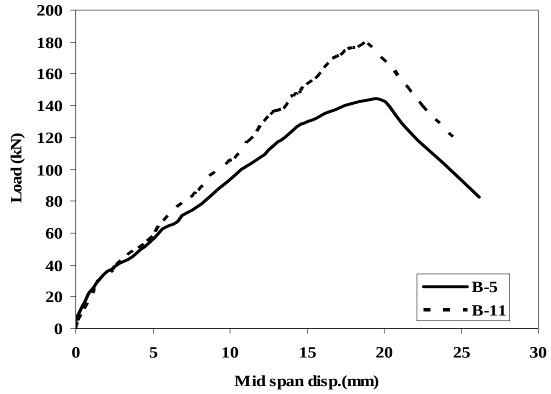
شکل ٣٤ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-1 و B-7

تأثیر متغیـر قطـر میـل‌گردهـای کشـشی بـر شـکل پذیری، در دو نمونـه‌ی B-3 و B-9 از بـتن بـا مقاومـت فـشاری 45.0 مگاپاسـکال و میـل‌گردهـای کشـشی بـه ترتیب: φ_{20} و φ_{25} در شکل (۳۵) نیز مـشاهده مـی‌شـود. مقایسه‌ی منحنی‌ها نشان می‌دهد که شکل‌پذیری نمونـه‌ی B-3 بیشتر از شکل‌پذیری نمونه‌ی B-9 می‌باشد.



شکل ۳۵ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-3 و B-9

در شکل (٣٦) نیز مشاهده می‌شود که شکل‌پـذیری نمونـه‌ی B-5 بـا مقاومـت فـشاری 70.3 مگاپاسـکال و میل‌گردهـای کشـشی φ_{20} از نمونـه‌ی نظیـرش B-11 بـا همان مقاومت فشاری، ولی با میـل‌گردهـای کشـشی φ_{25} بیشتر می‌باشد. بنابراین، باتوجه به شکل‌هـای (٣٤)، (۳۵) و (٣٦) می‌توان نتیجه گرفت که با افزایش قطـر آرمـاتور کششی، شکل پذیری تیرهای وصله دار کاهش می‌یابد.



شکل ٣٦ مقایسه‌ی شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی نمونه‌های B-5 و B-11

نتیجه‌گیری

این تحقیق برای به‌دست آوردن راهکاری جدید در رابطه با محاسبه‌ی طول مهاری یا وصله و خاموت مورد نیاز در دور وصله‌ها، با استفاده از معادلات به‌دست آمده (۲ و ٤) توسط اصفهانی و رنگان [6,7,8,9] و اصفهانی و کیانوش [10]، در مقایسه با ضوابط فعلی آئین‌نامه‌ها (ACI و غیره)، با هدف بررسی مقاومت پیوستگی و شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار انجام گرفت. با بررسی و تحلیل اثر پارامترهای تأثیرگذار روی شکل‌پذیری براساس داده‌های آزمایشی تیرهای نمونه، نتایج زیر حاصل می‌شوند.

۱. عدم استفاده از خاموت در محل وصله‌ی تیرهای بتن‌آرمه، نه تنها سبب کاهش چشمگیر مقاومت پیوستگی می‌گردد، بلکه این‌گونه تیرها به هیچ وجه شکل‌پذیر نبوده و شکست آنها تُرد و ناگهانی خواهد بود.

۲. گرچه ضابطه‌ی ACI ($\frac{u_{test}}{u_{ACI}} > 1$) برای تأمین مقاومت پیوستگی کفایت می‌کند، ولی هیچ‌گونه تضمینی برای شکل‌پذیری تیرهای بتن‌آرمه‌ی وصله‌دار ایجاد نمی‌کند.

۳. نتایج آزمایشی ($\frac{u_{test}}{u_{Esf.}} = 1$) نشان دادند که کارائی معادلات (۲)، (٤) و (٥) برای محاسبه‌ی به ترتیب طول وصله، مقدار خاموت دور وصله و مقاومت پیوستگی کاملاً رضایت بخش می‌باشد.

٤. اگر به هر دلیلی مانند اشتباه در طراحی یا ساخت و سازِ تیرهای بتن‌آرمه‌ی وصله‌دار، ساخته شده از بتن‌های با مقاومت فشاری 45 مگاپاسکال و پائین‌تر و میل‌گردهای φ_8 و کوچکتر، به‌جای گسیختگی در حالت خمشی که به علت جاری شدنِ میل‌گردهای کششی از شکل‌پذیری مطلوبی برخوردار می‌شوند، در حالتِ از دست دادن مقاومت پیوستگی منهدم شوند، به شرط به‌کارگیری خاموت‌های φ_8 و کوچکتر در محل وصله با استفاده از معادله‌ی (٤)، شکل‌پذیری کلی و الحاقی آنها رضایتبخش بوده و منحنی نیرو-تغییر مکان آنها در حالت گسیختگی پیوستگی، بدون جاری شدن هیچ‌گونه فولادی، شبیه شکست در حالت خمشی می‌شود.

٥. چون شکل‌پذیری تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار در حالت گسیختگی خمشی نسبت به شکست آنها در فاز پیوستگی بیشتر است و طبق داده‌های آزمایشی، معادله‌ی (۲) ظرفیت تیرهای ساخته شده از بتن‌های با مقاومت فشاری 45 مگاپاسکال و پائین‌تر با میل‌گردهای φ_{20} و کوچکتر را یازده درصد بیشتر از ظرفیت خمشی به‌دست می‌دهد، برای حصول اطمینان از گسیختگی این‌گونه تیرها در حالت خمشی، لازم است که یک ضریب تعدیل به مقدار 1.15 در معادله‌ی (۲) اعمال گردد.

٦. تیرهای بتن آرمه‌ی وصله‌دار، ساخته شده از بتن‌های با مقاومت 70 مگاپاسکال و بالاتر با میل‌گردهای φ_{25} و بزرگتر که در حالت پیوستگی گسیخته شده‌اند، از شکل‌پذیری مناسبی برخوردار نیستند و چون طبق نتایج آزمایشی ظرفیت پیوستگی آنها فقط سه درصد بیشتر از ظرفیت خمشی می‌باشد (مقایسه‌ی P_{bend} و P_{test})، لذا اعمال یک ضریب تعدیل به مقدار 1.3 در معادله‌ی (۲) ضروری به‌نظر می‌رسد تا با افزایش طول وصله و ازدیاد قسمت نسبتاً یکنواخت توزیع تنش در انتهای بارگذاری شده، ظرفیت پیوستگی بیشتر شده و تیر در فاز خمشی گسیخته گردد. و اگر به هر دلیلی تیر بتنی در حالت پیوستگی گسیخته گردد، با افزایش طول وصله، شکل‌پذیری آن هم بهبود می‌یابد. شایان ذکر است که با اعمال این ضریب تعدیل در معادله‌ی (۲)، طول وصله‌ی به‌دست آمده هنوز هم از مقدار پیشنهادی ضوابط آئین‌نامه‌ها خیلی کمتر است.

۷. استفاده از معادله‌ی (٤) برای محاسبه‌ی مقدار خاموت

دور وصله و فاصله‌ی آنها از یکدیگر، در صورتی که خاموت‌های φ_8 و کوچک‌تر به‌کار گرفته شوند، سبب افزایش قابل توجه شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی می‌گردد. لذا این معادله برای حالت فوق کاملاً جوابگوی مسأله می‌باشد.

۸. کارآئی معادله‌ی (٤) برای محاسبه‌ی مقدار خاموت در دور وصله و فاصله‌ی آنها از یکدیگر در صورت استفاده از خاموت‌های φ_{12} و بزرگتر، به علت کاهش شکل‌پذیری و مقاومت پیوستگی رضایتبخش نیست. لذا اگر به هر دلیلی لازم شود که خاموت‌های φ_{12} و بزرگتر در محل وصله‌ها به‌کار گرفته شوند، ضروری است که فاصله‌ی خاموت‌ها بیشتر از حداقل لازم طبق ضوابط آئین‌نامه‌ی مورد استفاده نشود.

تشکر و قدردانی. بخشی اعظمی از هزینه‌های این طرح توسط شرکت فرآورده‌های سیمان شرق مشهد تأمین شده است. نویسندگان از همکاری صمیمانه‌ی مدیریت محترم این شرکت جناب آقای مهندس سعید قاضی خانی، مسئول کنترل کیفیت بتن، آقای مهندس حسن تحان‌پور مقدم و مسئول کارهای اجرائی، آقای مهدی دادجو قدردانی می‌کنند.

همچنین از همکاری مدیریت محترم دانشگاه فردوسی مشهد در رابطه با تأمین هزینه‌ی تکمیل تجهیزات آزمایشگاه سازه‌ی گروه عمران صمیمانه تشکر می‌شود.

نشانه‌ها

A_b: سطح مقطع یک میل‌گرد کششی

A_s: سطح مقطع میل‌گردهای کششی

A_t: سطح مقطع یک خاموت دور وصله

C_x: پوشش جانبی

C_y: پوشش تحتانی

C_s: فاصله‌ی بین وصله‌ها

$C = C_{MiN}$: حداقل سه مقدار C_x، C_y و $\frac{C_s + d_b}{2}$

C_{Med}: مقدار میانی سه مقدار C_x، C_y و $\frac{C_s + d_b}{2}$

d_b: قطر میل‌گرد کششی

c_b= کوچکتر دو مقدارِ (a) فاصله‌ی مرکز میل‌گرد کششی تا نزدیکترین سطح بتن و (b) نصف فاصله‌ی میل‌گردهای کششی وصله شده.

f'_c: مقاومت فشاری بتن

f_s: تنش موجود میل‌گردهای کششی

f_y: تنش تسلیم میل‌گردهای کششی

j : عامل سختی

$k_{t\pi}$: ضریب فولاد جانبی

L_d: طول وصله

M: $\cosh(j\, L_d / 2)$

P_{test}: حداکثر نیروئی که در آن تیر بتن آرمه وصله‌دار، در آزمایش بارگذاری در حالت پیوستگی گسیخته می‌گردد.

P_{bend}: حداکثر نیروی محاسباتی که در آن تیر بتن آرمه‌ی وصله‌دار، در حالت خمشی منهدم می‌شود.

R_r: سطح نسبی آج = (تصویر سطح آج روی سطح عمود بر امتداد میل‌گرد) / (محیط اسمی میل‌گرد × فاصله‌ی مرکز تا مرکز دو آج مجاور)

$u_{Esfahani}$: تنش پیوستگی از رابطه‌ی (٥)

u_{ACI}: تنش پیوستگی از روابط ACI

u_c: تنش پیوستگی در ترک‌خوردگی پوشش بتنی

S: فاصله‌ی بین خاموت‌های دور وصله

λ: ضریب تعدیل برای بتن‌های سبک

ψ_e: ضریب تعدیل برای میل‌گردهائی که سطح آنها با ضدرنگ پوشیده شده باشد

ψ_s: ضریب تعدیل برای قطر میل‌گردهای کششی

ψ_t: ضریب تعدیل برمبنای محل میل‌گردهای کششی

مراجع

1.Tepfers, R., “A Theory of Bond Applied to Overlapping Tensile Reinforcement Splices for Deformed Bars,’’Publication 73:2, Division of Concrete Structures, Chalmers University of Technology, Goteborg, Sweden, 328 pp, (1973).

2. Orangun, C. O.; Jirsa, J. O.; and Breen, J. E., “Reevaluatin of Test Data on Development Length and Splices,” *ACI Journal, Proceedings V*. 74, No. 3, PP. 114-122, (1977).

3. Darwin, D., and Graham, E. K., “Effect of Deformation Height and Spacing on Bond Strength of Reinforcing Bars,” *ACI Structural Journal,* V. 90, No. 6, PP. 646-657, (1993a).

4. Darwin, D., and Graham, E. K., “Effect of Deformation Height and Spacing on Bond Strength of Reinforcing Bars,” SL Report 93-1, University of Kansas Center for Research, Lawrence, Kans., 68 PP, (1993b).

5. Zou,J.,and Darwin,D., “Splice Strength” of Conventional and High Reletive Rib Area Bars in Normal and High-Strengh Concrete,”*ACI structural Journal,*V.97, pp . 630-641,(2000).

6. Azizinamini,A.;Darwin,D.;Eligehausen,R.;Pavel,R.;and Ghosh,S.K.,“Proposed Modifications to ACI 318-95 Tension Development and Lap splice for High-Strength Concrete,”*ACI Structural Journal,* V.96, pp.922-927, (1999).

7. Azizinamini, A.; Pavel, R.; Hatfield, E.; and Gosh, S. K., “Behavior of Lap-Spliced Reinforcing Bars Embedded in High Strength Concrete,” *ACI Structural Journal,* V. 96, No.5, PP. 826-836, (1999).

8. Esfahani,M.R., “Discussion of Behavior of Lap Spliced Reinforeing Bars Embedded in High-Stregth Conerete’’ by Azizinamini, A.; Pavel,R.; Hatfield, E.; and Gosh, S.K.,*ACI Structural journal,* V.97, 669 PP, (2000).

9. Esfahani, M. R., and Vijaya Rangan, B. V., “Local Bond Strength of Reinforcing Bars in Normal Strength and High-Strength Concrete (HSC),” *ACI Structural Journal,* V. 95, NO. 2, PP. 96-106, (1998a).

10. Esfahani, M. R., and Vijaya Rangan, B. V., “Bond between Normal Strength and High-Strength Concrete (HSC) and Reinforcing Bars in Splices in Beams,” *ACI Structural Journal,* V. 95, No. 3, PP. 272-280, (1998b).

11. Esfahani ,M.R, and Rangan,B.V., “Influence of Transverse Reinfoncement on Bond Strength of Tensile Splices,’’ Cement and concrete composites,V.22,pp.159-163, (2000).

12. Esfahani, M. R., and Kianoush, M. R., “Development / Splice Length of Reinforcing Bars,” *ACI Structural journal Technical paper no.* 102-S03, (2005).

13. Pessiki, S., and Pieroni , A., “Axial Load Behavior of Large-Scale Spirally-Reinforced High Strength Concrete Columns,” *ACI Structural Journal,* Vol. 94,NO.3, pp.304-314, (1997).

14.Buliding Code Requirements for Stuctuatal Concrete (ACI 318-08) and Commentary (ACI318R-08),Farmington Hills,MI, PP. 234-241.